

YIĞMA DUVARLARIN MAKRO MODELLEMESİ İÇİN YENİ BİR ELASTİSİTE MODÜLÜ EŞİTLİĞİNİN İNCELENMESİ

Muhammet Karaton¹ ve Hatice Nurben Aşan²

¹Fırat Üniversitesi, Mühendislik Fak. İnşaat Mühendisliği Bölümü, Elazığ

²İller Bankası Genel Müdürlüğü, Ankara

ABSTRACT

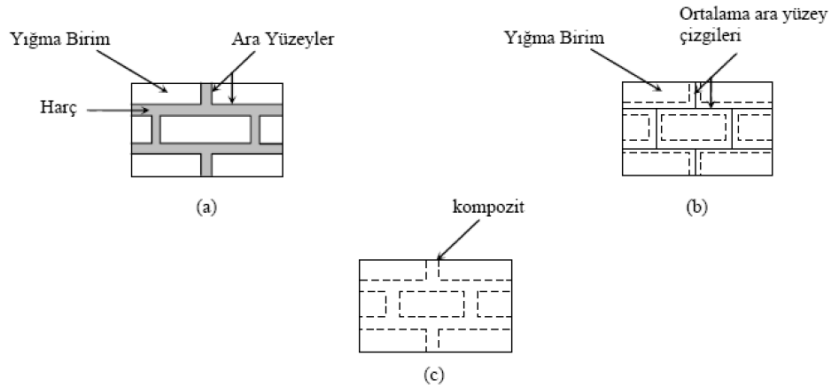
In this study, an elasticity modulus equality based on macro modeling technique is proposed for some strength formulation belong to masonry walls. The elasticity modulus equality is obtained by using composite material theory. Load-displacement curves belong to experimental test results of Eindhoven masonry walls are used for investigation of effectiveness of proposed elasticity modulus equality. In the numerical solutions, Drucker-Prager material model is selected for nonlinear behavior of the material. It is seen that least difference between experimental test and numerical solution results is obtained for Eurocode 6 equality with regard to ultimate load capacity. As a result, it is indicated that proposed formulation and Eurocode 6 equality can be used together when obtaining ultimate load capacity of a masonry wall by using static pushover analysis.

ÖZET

Bu çalışmada, yığma duvarlara ait bazı dayanım eşitlikleri için makro modelleme tekniğine dayalı bir elastisite modülü formülasyonu önerilmiştir. Söz konusu bu elastisite modülü eşitliği, kompozit malzeme teorisi yardımıyla elde edilmiştir. Önerilen elastisite modülü eşitliğinin etkinliğinin incelenmesi amacıyla Eindhoven yığma duvarlarının deneysel sonuçlarına ait yük-yer değiştirme eğrileri kullanılmıştır. Nümerik çözümlerde malzemelerin lineer olmayan davranışı için Drucker-Prager malzeme modeli seçilmiştir. Nümerik çözümlerin sonucunda tüm Eindhoven duvarları için maksimum taşıma yükü kapasitesi açısından deney ve nümerik sonuçlar arasındaki farkın en az olduğu çözümlerin Eurocode 6 eşitliği için elde edildiği görülmüştür. Sonuç olarak, statik itme analiziyle bir yığma duvarın maksimum taşıma gücü elde edilirken önerilen formülasyon ile birlikte Eurocode 6 eşitliğinin birlikte kullanılabileceği belirlenmiştir.

GİRİŞ

Yığma yapıların sayısal modellerle incelenmesi gelişen bilgisayar teknolojisiyle yaygınlaşmıştır. Bununla birlikte yığma yapıların analizinde sonlu ve ayrık eleman yöntemleri gibi sayısal yaklaşımlar kullanılmaya başlanmıştır [1,2]. Genellikle sonlu eleman yöntemi, tuğla/taş ve harç birimlerinin ayrı ayrı modellendiği mikro model [3] ile tuğla/taş ve harcın eşdeğer bir malzemeye dönüştürülerek modellendiği makro modelleme tekniği de kullanılmaktadır [4]. Ayrık eleman modellemesinde ise tuğla/taş ile harç arasında yer alan ara yüzey bölgesi, sonlu elemanlarla diğer kısımlar ise rijit veya şekil değiştirebilen ayrık elemanlarla modellenmektedir. Yığma duvarların analizinde kullanılan bu modelleme tekniği, “Basitleştirilmiş mikro” veya “Meso” model olarak da adlandırılmaktadır [5,6].



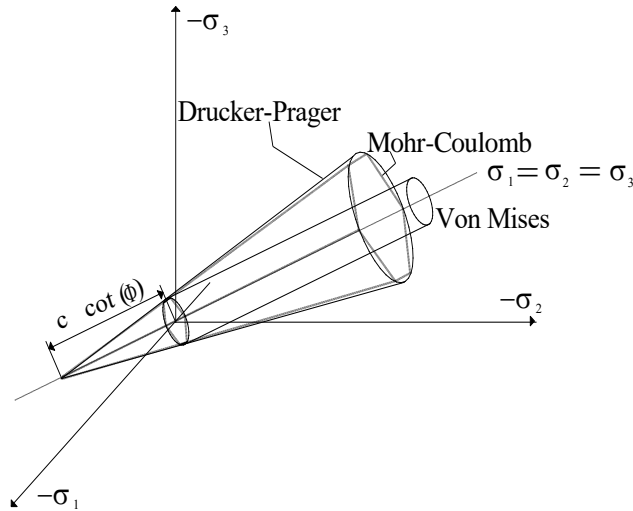
Şekil 1 Yığma duvarların a) Mikro, b) Meso ve c) Makro modelleme teknikleri [7].

DRUCKER-PRAGER MODELİ

von Mises kriterinin hidrostatik gerilme etkisini içerecek şekilde genelleştirilmesinden elde edilmiştir. c kohezyona ve ϕ içsel sürtünme açısına bağlı olarak ifade edilen Drucker-Prager yaklaşımının akma yüzeyi dik bir koni biçiminde olup Şekil 2’ de görülmektedir [8]. Bu grafiksel gösterim malzemenin çekme ve basınçtaki davranışlarının farklı olduğunu göstermektedir. Şekil 2’ de görülen σ_1 , σ_2 ve σ_3 büyüklükleri asal gerilmeleri temsil etmektedir. Drucker-Prager yaklaşımında plastik şekil değiştirme hacimdeki değişimle birlikte ortaya çıkmaktadır. Bu modelde eşdeğer gerilme,

$$\sigma_e = 3\beta\sigma_m + \left[\frac{1}{2} \{S\}^T [M] \{S\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

olarak tanımlanmaktadır [8].



Şekil 1. Drucker-Prager, Mohr-Coulomb ve Von Mises akma yüzeyleri.

burada, σ_m ortalama gerilmeyi (Hidrostatik gerilme), $\{S\}$ deviatorik gerilme vektörünü, $[M]$ diyagonal dışı terimleri sıfır olan sabitler matrisini göstermektedir. β ise bir malzeme sabiti olup,

$$\beta = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (2)$$

bağıntısıyla belirtilebilir. Malzemenin akma gerilmesi σ_y ,

$$\sigma_y = \frac{6 c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (3)$$

formunda verilmektedir. Buradan akma yüzeyini belirten akma kriteri,

$$F = \sigma_e - \sigma_y = 0 \quad (4)$$

olarak ifade edilebilir. Akma yüzeyi; Şekil 2' de görüldüğü gibi altıgen olan Mohr-Coulomb akma yüzeyinin köşelerine temas ederek çevreleyecek şekilde malzeme parametrelerine sahip bir koni biçimindedir [8].

MAKRO MODELLEME TEKNİĞİNDE AMPRİK ÜSTEL İFADELERLE HOMOJENLEŞTİRME

Yığma duvarlar, taş/tuğla ve harç ile kompozit bir malzeme özelliğine sahiptir. Bu nedenle her iki malzemeye eşdeğer bir malzeme belirlemek için kompozit malzeme birleşim yöntemleri kullanılmaktadır. Schubert ve Krämer [24], taşların basınç dayanımı $f_{c,st}$ ve harcın basınç dayanımı, $f_{c,mo}$ yardımıyla iki malzemenin basınç dayanımına eşdeğer bir dayanım, $f_{c,mas}$,

$$f_{c,mas} = a f_{c,st}^b f_{c,mo}^c \quad (5)$$

eşitliği ile elde edilebileceğini belirtmişlerdir. Bu eşitlikte a yapıda kullanılan malzeme özelliğine göre sınıflandırma katsayısını, b ve c ise sırasıyla taş/tuğla ve harcın katılım olanlarını ifade etmektedir. Schubert ve Krämer' in önerdiği (5) eşitliği Eurocode 6' da,

$$f_{c,k,mas} = 0.4 f_{c,st}^{0.75} f_{c,mo}^{0.25} \quad (6)$$

formunda tanımlanmıştır. Aynı zamanda Mann [9] denklem (5)' i,

$$f_{c,k,mas} = 0.83 f_{c,st}^{0.66} f_{c,mo}^{0.18} \quad (7)$$

şeklinde önermiştir. Ancak Mann [10]' nın eşitliği doğal taş ile inşa edilmiş yığma yapılar için çok uyumlu olmadığı belirtilmiştir. Bununla birlikte Rill 805 [10] ise söz konusu eşitliği,

$$f_{c,k,mas} = 0.80 f_{c,st}^{0.70} f_{c,mo}^{0.20} \quad (8)$$

olarak önermiştir.

BİRİM ALAN HOMOJENLEŞTİRME YÖNTEMİ İÇİN ÖNERİLEN ELASTİSİTE MODÜLÜ FORMÜLASYONU

Bu çalışmada, tuğla/taş ve harcın oluşturduğu kâgir duvar üzerinde bir birim alan seçilerek eş değer malzeme parametreleri elde edilmiştir. Birim alanın geometrisi, yatay doğrultudaki harçların ortasından geçecek şekilde bir aralık düşünülmüştür. Düşeyde ise bir tam tuğla/taş' nın her iki tarafında yer alan harçların ortasından geçecek şekilde bir aralık düşünülerek birim hücrenin alanı elde edilmektedir (Şekil 3.a). Bu birim alan bir sonlu eleman olarak hesaba katılmaktadır. Şekil 3.b' de birim alana karşılık gelen sonlu elemanın her bir integrasyon noktasındaki malzeme özelliklerinin bir birlerine eşdeğer olduğu görülmektedir. Böylece tek bir integrasyon noktasında bulunan tuğla/taş ve harca eşdeğer bir malzeme özelliğinin belirlenmesi halinde söz konusu sonlu elemanın tümünde homojenleştirme işlemi yapılabilecektir.

Homojenleştirme işlemi için kompozit malzeme teorisi dikkate alınarak Şekil 2.c' de görüldüğü gibi alanlar eşdeğer yay elemanlara dönüştürülmüştür. Tuğla/taş ve harç birimlerine eş değer bir elastisite modülü elde etmek için yatay doğrultuda bir birlerine paralel ve seri bağlı yayalardan oluşan bir yay sistemi dikkate alınmıştır. Seri bağlı yaylarda iç kuvvetlerin birbirlerine eşit; paralel bağlı yaylarda ise şekil değiştirmelerin eşit olduğu kabul

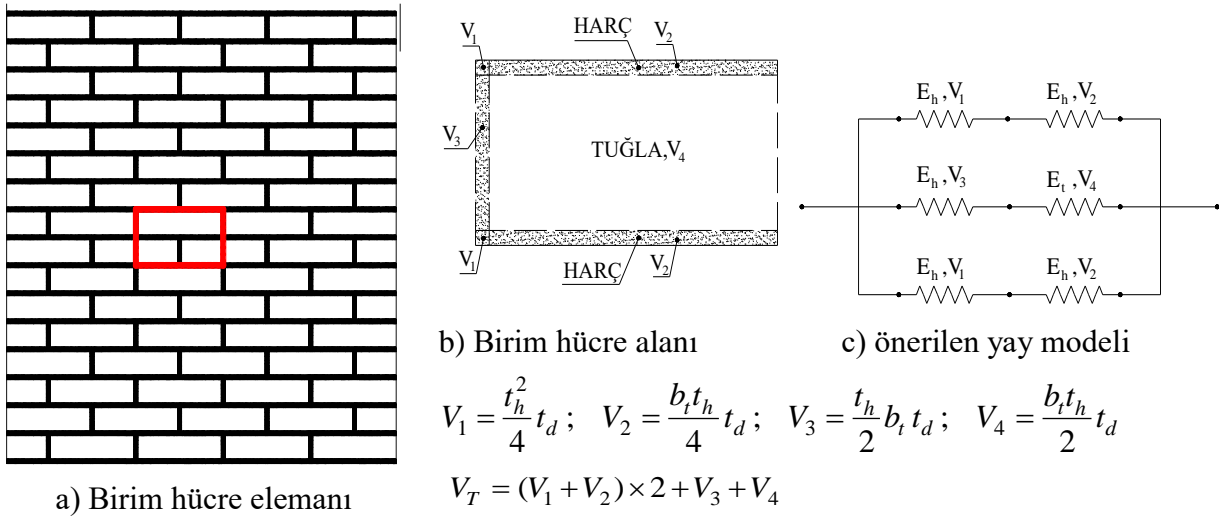
edilerek eş değer elastisite modülü,

$$E_{eff,Y} = \frac{2E_h}{V_T} + \frac{(E_h \times E_t)}{V_3 E_t + V_4 E_h} \times \left(\frac{V_3 + V_4}{V_T} \right) \quad (9)$$

bağıntısıyla elde edilmiştir [10]. Burada, E_h ve E_t sırasıyla harç ve tuğla/taş'ın elastisite modüllerini göstermektedir. V_T ise bir eleman integrasyon noktasının toplam hacmini göstermektedir. Aynı zamanda V_h ve V_t hacimleri sırasıyla harç ve tuğla/taş'ın hacimlerini ifade etmekte olup,

$$V_h = 2(V_1 + V_2) + V_3; \quad V_t = V_4 \quad (10)$$

eşitlikleri ile elde edilmektedir. Burada verilen efektif elastisite modülü eşitlikleri bir sonlu eleman integrasyon noktasının efektif basınç ve çekme dayanım değerleri için aynı şekilde hesaba katılmıştır.



Şekil 3 Kâgir duvar üzerinde seçilen birim hacim elemanı ve önerilen yay modeli.

Bir sonlu eleman integrasyon noktasının efektif birim hacim kütle ve poisson oranı; harç ve tuğla/taş'ın hacimsel oranları dikkate alınarak,

$$\rho_{eff} = \frac{V_h}{V_T} \rho_h + \frac{V_t}{V_T} \rho_t \quad (11)$$

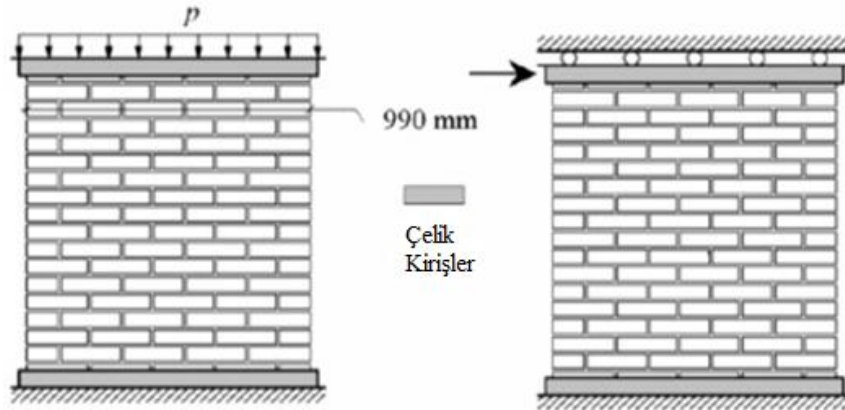
$$\nu_{eff} = \frac{V_h}{V_T} \nu_h + \frac{V_t}{V_T} \nu_t \quad (12)$$

şeklinde hesaplanabilmektedir [10]. Bu bağıntılarda, ρ_{eff} , ρ_h ve ρ_t sırasıyla efektif (homojenleştirilmiş) malzemenin, harcın ve tuğlanın birim hacim kütlelerini ifade etmektedir. ν_{eff} , ν_h ve ν_t ise sırasıyla efektif (homojenleştirilmiş) malzemenin, harcın ve tuğlanın Poisson oranlarını göstermektedir.

NUMERİK KARŞILAŞTIRMA

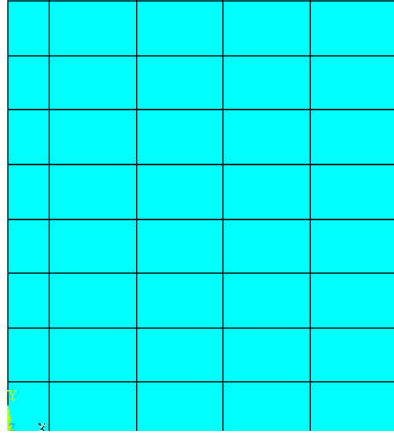
Bu bölümde, bir önceki bölümde yığma duvarların makro modellenmesi tekniği için önerilen elastisite modülünün etkinliğini incelemek amacıyla, nümerik çözümler ve deney sonuçları birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Deney sonuçları için Eindhoven duvarları olarak adlandırılan test sonuçları kullanılmıştır. Bu duvarın boyutları 990×1000×100 mm olup 210×52×100 mm ölçülerinde sahip tuğlalar ile harç kalınlığı 10 mm olacak şekilde 16 sıra tuğla-harç

kullanılarak inşa edilmiştir. Modelin en üst ve altında 2 sıra çelik kiriş yer almaktadır. Üst kirişe düşey yükler yayılı şekilde uygulanırken ilave olarak yatay bir tekil yük, duvarın üst köşesinden uygulanarak duvarın taşıma gücü elde edilmiştir. Deneydeki duvarlar üzerine düşey yayılı yükü elde etmek için 30, 120 ve 210 kN' luk tekil kuvvetler üstteki çelik kirişin orta noktasından uygulanmıştır. Bu kuvvet ön basınç kuvveti olarak dikkate alınmıştır. Söz konusu duvarlar 30, 120 ve 210 kN ön yükler dikkate alındığında sırasıyla JD4, JD6 ve JD7 duvarları olarak adlandırılmıştır. Velmertfoort ve Raijmakers [11] bu çelik kirişlerden yatay doğrultuda yer değiştirme kontrollü yük uygulayarak söz konusu bu duvarların kuvvet-yer değiştirme eğrilerini elde etmişlerdir. Birçok araştırmacı Eindhoven duvarı deney sonuçlarından elde edilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri ve çatlak geometrisini elde etmek için makro ve mikro modelleme tekniklerini kullanarak incelemeler yapmışlardır [1-3,4,5, 10]. Nümerik modellemede homojenleştirilmiş ortamın elastisite modülü için denklem (9) kullanılmıştır. Malzemenin birim hacim kütlesi ve poisson oranı için sırasıyla (11) ve (12) denklemleri kullanılmıştır. Homojenleştirilmiş malzemenin çekme ve basınç dayanımları için ise Eurocode 6, Mann ve Rill 805' in önerdiği eşitlikler kullanılmıştır. Malzemenin lineer olmayan davranışı için Drucker-Prager malzeme modeli kullanılmıştır. Çözümlerde ANSYS sonlu eleman programı kullanılmış olup Plane42 elemanı ile duvar düzlem gerilme elemanlarıyla modellenmiştir. Sayısal modelde 66 adet düğüm noktası ve 50 adet düzlem gerilme elemanı kullanılmıştır. Malzemenin lineer olmayan davranışı için Drucker-Prager yaklaşımı seçilmiştir. Rijit kiriş elemanlar ise lineer elastik olarak kabul edilmiştir. Duvarın tabanındaki rijit kirişlerin alt yüzeyi yatay ve düşey doğrultularda tutulu üst kirişin üst yüzeyi ise sadece düşey doğrultuda tutulu olarak sınır şartları uygulanmıştır. Çözümlerde, duvarın kendi ağırlığı ve ön düşey yükler başlangıç yükleri olarak dikkate alınmıştır. Deney ve nümerik sonuçlara ait karşılaştırmalar Şekil 5-6' da verilmiştir.

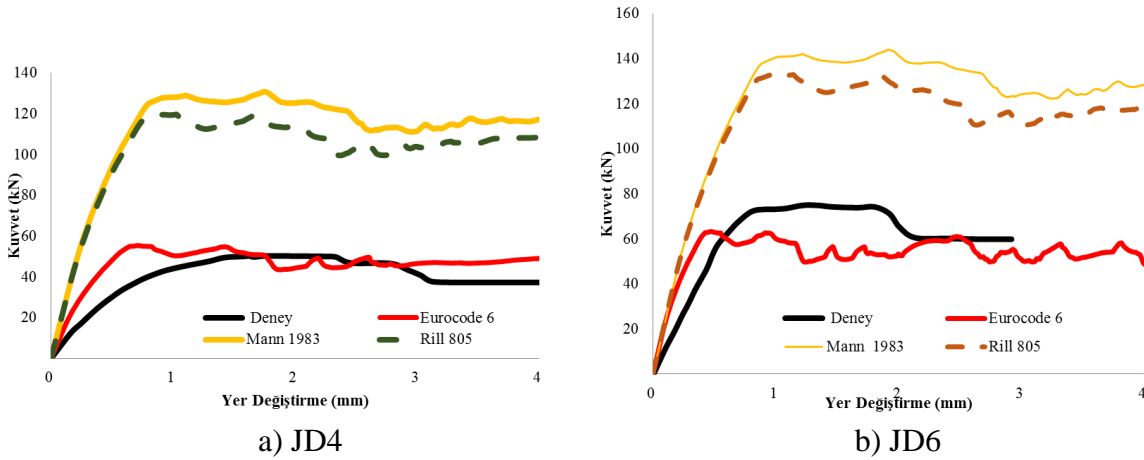


Şekil 3. Eindhoven duvarının geometrik özellikleri, yükleme durumu ve sınır şartları.

JD4 duvarı için basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6' nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 130.85, 119.63 ve 55.38 kN olduğu belirlenmiştir. Deney sonuçlarından ise bu yükün 50.27 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları ile Mann, Rill 805 ve Eurocode 6' dan elde edilen maksimum taşıma yükünün sırasıyla % 160.3, 138 ve 10.2 daha büyük belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 1.746, 0.87 ve 0.41 mm olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçlarına göre JD4 duvarının bu değerinin 1.43 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann için elde edilen sonuçlara göre % 22 daha büyük olurken Rill 805 ve Eurocode 6' dan elde edilen değerlere göre % 39 ve % 71 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6' nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Mann' a ait formülasyon sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.

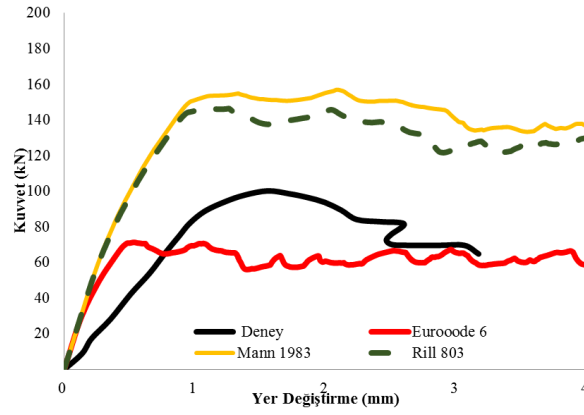


Şekil 4. Birim hücre eleman yöntemine göre Eindhoven duvarının sonlu eleman modeli.



Şekil 5 JD4 ve JD6 Eindhoven duvarlarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

JD6 duvarı için duvarın basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6'nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 143.95, 133.07 ve 63.23 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 74.87 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları Mann ve Rill 805'ten elde edilen maksimum taşıma yüküne göre sırasıyla % 92.3 ve 77.7 daha büyük olurken Eurocode 6'dan elde edilen yüke göre % 15.5 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 1.918, 0.968 ve 0.468 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD6 duvarının bu değerinin 0.82 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 134 ve 18 daha büyük olurken Eurocode 6'dan elde edilen değere göre % 43 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6'nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Rill 805'in sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.



Şekil 6 JD7 Eindhoven duvarının deneysel ve nümerik yük-yer değiştirme eğrileri.

JD7 duvarı için basınç ve çekme dayanımlarının Mann, Rill 805 ve Eurocode 6'nın formülasyonlarına göre elde edilen çözümlerde maksimum taşıma yükünün sırasıyla 156.93, 146.50 ve 71.27 kN olduğu belirlenmiştir. Deneysel sonuçlardan ise bu yükün 100.17 kN olduğu tespit edilmiştir. Deney sonuçları Mann ve Rill 805' den elde edilen maksimum taşıma yüküne göre sırasıyla % 56.7 ve 46.3 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen yüke göre % 28.8 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bunun yanı sıra elastik yer değiştirme sınırlarının ise Mann, Rill 805 ve Eurocode 6 için sırasıyla 2.090, 2.806 ve 0.528 mm olduğu tespit edilmiştir. Deneysel verilere göre JD7 duvarının bu değerinin 1.56 mm olduğu belirlenmiştir. Bu değer Mann ve Rill 805 için elde edilen sonuçlara göre % 34 ve 80 daha büyük olurken Eurocode 6' dan elde edilen değere göre % 66 daha küçük olduğu belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre maksimum taşıma yükü açısından Eurocode 6' nın sonuçlarının, elastik yer değiştirme sınırı açısından Rill 805' in sonuçlarının deneysel sonuçlara daha yakın olduğu belirlenmiştir.

SONUÇLAR

Yığma duvarlar, taş/tuğla ve harç ile kompozit bir malzeme özelliğine sahiptir. Bu nedenle her iki malzemeye eşdeğer bir malzeme belirlemek için kompozit malzeme birleşim yöntemleri kullanılmaktadır. Literatürde bu kompozit birleşimlerin dayanımlarına ait Mann [10], Rill805 [10] ve Eurocode 6 [10]' un önerdiği bazı eşitlikler yer almaktadır. Bu çalışmada, söz konusu bu dayanım eşitliklerine karşılık kompozit malzeme teorisine dayalı bir elastisite modülü formülasyonu önerilmiştir. Bu analitik ifadenin etkinliğinin incelenmesi amacıyla Eindhoven duvarları olarak adlandırılan (JD4, JD6 ve JD7) yığma duvarlarının deneysel sonuçların yük-yer değiştirme eğrileri kullanılmıştır. Nümerik çözümlerde malzemelerin lineer olmayan davranışı için Drucker-Prager malzeme modeli kullanılmıştır. Tüm Eindhoven duvarları için elde edilen nümerik çözümlerin sonucunda maksimum taşıma yükü değerleri ile deney sonuçları arasındaki farkın en az olduğu çözümlerin Eurocode 6 eşitliğinde elde edildiği görülmüştür. Aynı zamanda elastik sınır yer değiştirme değerleri karşılaştırıldığında ise en az farkın JD4, JD6 ve JD7 duvarları için sırasıyla Mann, Rill 805 ve Rill 805 değerlerine karşılık elde edilmiştir. Sonuç olarak, statik itme analiziyle bir yığma duvarın maksimum taşıma gücü belirlenirken önerilen formülasyon ile birlikte Eurocode 6 eşitliğinin birlikte kullanılabileceği belirlenmiştir.

KAYNAKLAR

- [1]. P.B. Lourenço, *Computational strategies for masonry structures*, PhD Thesis, Delft University of Technology, Delft, Netherlands, 1996.
- [2]. P.B. Lourenço, Experimental and numerical issues in the modelling of the mechanical behaviour of masonry, *Structural Analysis of Historical Constructions II*, Barcelona, 1998.

- [3]. X. Chang, X. Cheng, B. Liu, Modeling of influence of heterogeneity on mechanical performance of unreinforced masonry shear walls, *Construction and Building Materials*. 26 (2012) 90-95.
- [4]. S.Y. Chen, F.L Moon, T.A. Yi, Macro element for the nonlinear analysis of in-plane unreinforced masonry piers, *Engineering Structure*. 30 (2008) 2242–52.
- [5]. S. Casolo, Modelling in-plane micro-structure of masonry walls by rigid elements, *International Journal of Solid and Structure*. 41 (2004) 3625–41.
- [6]. S. Casolo, F. Pena, Rigid element model for in-plane dynamics of masonry walls considering hysteretic behaviour and damage, *Earthquake Engineering and Structural Dynamic*. 36 (2007) 1029–48.
- [7]. P.B. Lourenço, Computations on historic masonry structures, university of Minho, Portugal, Prog. Struct. Engng Mater., 4 (2002) 301–319.
- [8]. Swanson Analysis System, *ANSYS 5.6 Volume Theory User's Manual*, Chapter 8.1-8.5, 2015.
- [9]. D. Proske, P. Gelder, *Safety of Historical Stone Arch Bridges*, Springer, New York, 2009.
- [10]. H.N. Asan, *Yığma duvarların mikro ve makro modelleme teknikleri ile lineer olmayan analizi*, Yüksek Lisans Tezi, Fırat Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Elazığ, Türkiye, 2016.
- [11]. A.T. Vermeltfoort, T.M.J. Raijmakers, *Deformation controlled tests in masonry shear walls Part 2*, Report No: TUE/BKO/93.08., Eindhoven University of Technology, Eindhoven, Netherlands, 1993 (Almanca).